

## 論文

## [2009] 超高強度コンクリートの不安定脆性破壊に及ぼす粗骨材の影響

中村成春\*<sup>1</sup>・橘高義典\*<sup>2</sup>・上村克郎\*<sup>3</sup>

## 1. はじめに

高強度・超高強度コンクリートの破壊現象は、従来の普通強度コンクリートに比べ、軟化特性が減じ脆性破壊に近づくと認識されている [1]。しかしながら、その脆性破壊機構には、不明瞭な点が多い。多くの場合、強度試験時の爆裂現象ならびに破壊断面の骨材破断観察結果に基づき脆性化を判断しているが、定量的な評価までは行っていない。また、引張軟化則ならびにそれより算出される破壊エネルギー  $G_F$  を破壊進行領域（以下、FPZ）に対応させて脆性破壊機構を考察した報告 [2] もあるが、引張軟化則を 2 直線で近似しているため、FPZ の把握が十分とはいえず、粗骨材の影響を明確に評価したとは言い難い。また、安定破壊が前提条件である  $G_F$  の評価を不安定破壊が混在する実験結果に適用し、脆性破壊機構を解釈することには危険が伴う。例えば、圧縮強度 80MPa 級の高強度モルタル梁試験体等の  $G_F$  試験結果 [3] において、軟化域の測定中に不安定な破壊挙動が見られる。本研究は、140MPa 級の超高強度コンクリートのモード I における不安定脆性破壊を、引張軟化則の多直線近似逆解析により算出される各種破壊力学パラメータにより評価するとともに、粗骨材が及ぼす影響について実験検討することを目的とする。

## 2. 不安定破壊の解析

## 2.1 安定・不安定破壊の定量評価概念

脆性破壊は、試験体等に蓄えられた弾性歪みエネルギーが一気に解放されて、ひびわれが極めて早い速度で伝播し瞬間的に破断する。この不安定なひびわれ成長から脆性破壊を不安定破壊といい、逆に安定成長時を安定破壊という [4]。これらの破壊は、注目する系全体のエネルギーの収支から定量化できる。すなわち、ひびわれ進展に伴って消費されるエネルギーは、安定・不安定破壊に関わらず、外部から成される仕事ならびに系の歪みエネルギーから供給されることより、基本的には荷重-荷重点変位曲線（以下、P-u 曲線）から破壊パラメータ評価が可能になる。

## 2.2 多直線近似逆解析に基づく引張軟化曲線の推定及び破壊エネルギーの定量評価

引張軟化曲線の解析は、FPZ を有効ひびわれ長さ  $a$  を有する単一の仮想ひびわれで表し、ここに開口変位に応じた結合応力を作用させた結合力モデルによる。このとき開口変位と結合応力との関係が引張軟化曲線となり、これを多直線で近似する。引張軟化曲線は、P-u 曲線の測定結果と計算結果とが一致するよう、非線形ひびわれ方程式の繰り返し演算により軟化曲線を最適化することで求まる [5]。また、ひびわれが進展する際、結合応力が成した仕事は、ひびわれ進展で解放されたエネルギーであり、引張軟化曲線が求まっていれば、仮想ひびわれの形状から算定できる [6]。この解放されたエネルギーは、除荷によって回復しないため、破壊に消費された損失エネルギー  $U_{loss}$  となる。また、 $U_{loss}$  をひびわれ進展面積（仮想ひびわれの面積） $A_{lig}$  で除した単位面積あたりの平均的な損失エネルギーを破壊エネルギー  $\gamma_{loss}$  とする。

\*1 宇都宮大学大学院 工学研究科生産・情報工学専攻、工修（正会員）

\*2 宇都宮大学助教授 工学部建設学科、工博（正会員）

\*3 宇都宮大学教授 工学部建設学科、工博（正会員）

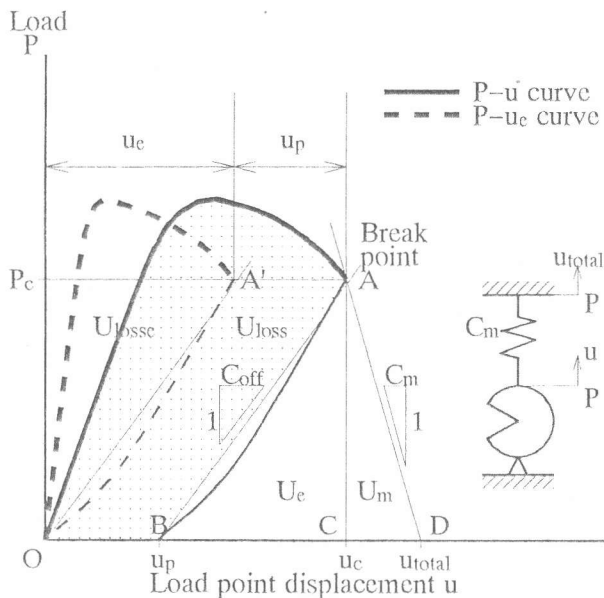


図1 非線形弾塑性体の P-u 曲線での不安定脆性破壊の評価概念図

系の不安定破壊条件については、

$$u_{total} = u + u_m, \text{ ただし、} u_m = P \cdot C_m \dots\dots (1)$$

$$du/dP \geq -C_m, \text{ ただし、} dP \leq 0 \dots\dots (2)$$

系のエネルギー収支については、

$$U_{WOF} = W + U_m \dots\dots (3)$$

$$U_m = 0.5 \cdot C_m \cdot P_c^2 \dots\dots (4)$$

$$W = U_{loss} + U_e \dots\dots (5)$$

$$U_e = 0.5 \cdot C_{off} \cdot P_c^2 \dots\dots (6)$$

系の弾性変形成分と塑性変形成分については、

$$u_c = u_e + u_p \dots\dots (7)$$

$$\gamma_{lossp} = \gamma_{loss} - \gamma_{losse} \dots\dots (8)$$

安定破壊では最終破断時に  $U_c = U_m = 0$  となり、

$$G_F = W/A_{lig} = U_{loss}/A_{lig} = \gamma_{loss} \dots\dots (9)$$

### 2.3 非線形不安定破壊現象の定量評価

図1に非線形弾塑性体の P-u 曲線での不安定脆性破壊の評価概念図ならびに各破壊パラメータの関係を示す。不安定破壊が生じる測定系は、試験体とそれに連結された試験機器系の弾性変形能を表す線形弾性バネでモデル化できる。このとき、測定系全体の変位  $u_{total}$  は試験体の荷重点変位  $u$  と試験機器系の弾性変位  $u_m$  との和からなり、 $u_m$  は荷重  $P$  と弾性バネのコンプライアンス  $C_m$  から求まる(図1中式(1))。また、不安定破壊は単位時間  $dt$  の間に外力仕事の増加がなくともひびわれ長さ  $a$  が自発的に増加する現象と捉えられ、 $P \cdot du_{total}/da \leq 0$  で  $da/dt > 0$  と表される。従って、不安定破壊条件は、 $du_{total}/da \leq 0$  となる。ここで、微小区間における系の全変位  $du_{total}$  は式(1)より  $du_{total} = du + dP \cdot C_m$  となり、式(2)に示すように  $du/dP \geq -C_m$  ( $dP \leq 0$ ) で不安定破壊が生じる[7]。すなわち、不安定破壊発生点 A( $u_c, P_c$ ) (以下、破断点)は、P-u 曲線において  $-du/dP$  と  $C_m$  が等しくなる点で生じる。ここで  $C_m$  が小さくなるほど破断点は変位軸に近づくため、安定破壊は  $C_m$  の制御により得ることができる。

一方、破壊に要したトータルの破壊仕事  $U_{WOF}$  は、系の外部から成された仕事  $W$  と破壊時に試験機器系が蓄えた弾性歪みエネルギー  $U_m$  との和で近似できる(式(3))。このとき、 $U_m$  は  $C_m$  と破断点荷重  $P_c$  との弾性関係から求まる(式(4))。また、 $W$  は P-u 曲線で囲まれた面積 OAC となり、それは試験体の  $U_{loss}$  と試験体の弾性歪みエネルギー  $U_e$  との和からなる(式(5))。ここに  $U_e$  は除荷曲線下で囲まれた面積 ABC に相当し、直線近似された除荷線のコンプライアンス  $C_{off}$  が求まる(式(6))。従って、引張軟化則の多直線近似逆解析により  $U_{loss}$  を評価することで除荷が推定できる。このとき、破断点変位  $u_c$  は完全除荷に伴う不可逆性塑性変位  $u_p$  と可逆性弾性変位  $u_e$  との和で表される(式(7))。ここに、P-u 曲線を構成する各点の各  $u_p$  成分を取り除くことにより、弾性変位の変化曲線(以下、P- $u_e$  曲線)が求まる[8]。この P- $u_e$  曲線で囲まれた面積  $U_{losse}$  のひびわれ進展面積あたりの消費エネルギーは、等価弾性材料の破面形成エネルギー  $\gamma_{losse}$  に相当する。従って、 $\gamma_{loss}$  と  $\gamma_{losse}$  との差から等価塑性散逸エネルギー  $\gamma_{lossp}$  が求まる(式(8))。以上より、不安定破壊においても、各種破壊エネルギーの評価が可能となり、安定破壊における最終破断時の  $\gamma_{loss}$  は RILEM が推奨する  $G_F$ [9] と等価となる(式(9))。

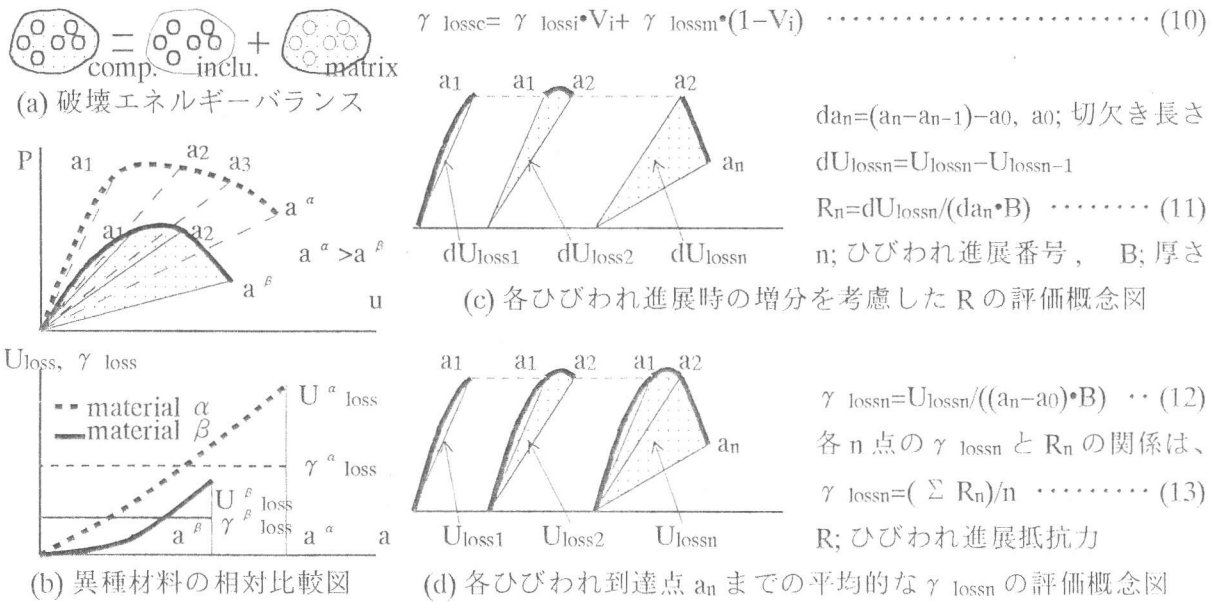


図2 ひびわれ進展に及ぼす粗骨材の複合効果の評価概念図

### 2.4 不安定脆性破壊での粗骨材の複合効果の定量評価

コンクリート複合材（以下、複合材）の安定破壊時の  $G_F$  に及ぼす粗骨材の複合効果は、構成材料の破壊エネルギーバランスに基づいて評価でき [10]、モルタルマトリックス（以下、マトリックス）と粗骨材の破壊エネルギー比により破壊の抑制・助長が評価できた。しかしながら、不安定破壊では、 $G_F$  が評価できないため評価法の拡張が必要である。また、ひびわれ進展毎の複合効果は、複合材とマトリックスの各々の挙動を同一ひびわれ長さで比較検討する必要がある。

図2にひびわれ進展に及ぼす粗骨材の複合効果の評価概念図を示す。複合材とマトリックスの各々の不安定破壊時までの破壊エネルギーを  $\gamma_{lossc}$ ,  $\gamma_{lossm}$  とし、粗骨材体積率を  $V_i$  とすれば、粗骨材が寄与した複合効果に伴う破壊エネルギー  $\gamma_{lossi}$  は、各構成材料の体積率を反映したエネルギーバランスにより評価できる（図2a中式(10)）。一方、ひびわれ進展に及ぼす破壊特性は、単位面積のひびわれ生成に必要な仕事（ひびわれ進展抵抗力  $R$ ） [4] により評価される（c図式(11)）。しかしながら、破断点での限界ひびわれ進展長さが異なる異種材料を相対比較する場合（b図）、 $R$  は適用できないため、各ひびわれ到達点  $a_n$  までの平均的な破壊エネルギー  $\gamma_{lossn}$  により評価する（d図式(12)）。ここに、式(10)から各ひびわれ進展毎の  $\gamma_{lossi}$  が評価できる。

### 3. 実験概要

表1に実験に用いた骨材の品質を、表2にコンクリートの調合条件を示す。粗骨材は石灰岩碎石、硬質砂岩碎石、人工軽量骨材、花崗岩碎石、鉄鉱石碎石及び粗骨材無しのモルタル（LI, SA, AL, GR, IR, MO）とし、粗骨材容積は  $400 \text{ l/m}^3$  一定とした。普通ポルトランドセメント、シリカフューム及び高性能AE減水剤を使用し、試験材齢は10週とした。養生は  $20^\circ\text{C}$  水中養生であるが、マトリックス強度を高めるため試験開始直前の24時間  $200^\circ\text{C}$  加熱蒸気養生を行った。図3に切欠き梁3点曲げ試験概要を示す。試験直前に50mm せいの切欠きを作製し、試験体数は各4体とした。試験は、2000kN アムスラー試験機を用いて手動载荷とした。計測は、5N 感度のロードセルより荷重を、 $1 \mu\text{m}$  感度の変位計より荷重点変位を測定し、データアナライザーに0.1sec 間隔で記録した。その分析結果から最大荷重までの载荷速度は、約  $3\text{N/sec}$  であった。

表1 骨材の品質

種類	産地	表乾比重 Ds	吸水率 %	単重 kg/l	実績率 %	粗粒率 f. m.
川砂	鬼怒川	2.59	2.19	1.62	63.9	2.95
LI	葛生	2.74	0.54	1.66	60.8	7.04
SA	青梅	2.66	1.18	1.58	60.0	6.40
AL	メサライト	1.43	5.06	0.86	63.4	6.45
GR	稲田	2.61	1.39	1.47	57.1	6.73
IR	オーストラリア	4.17	3.89	2.52	62.8	7.02

表2 コンクリートの調合条件

W/B	単位重量						SF	SP
	kg/m <sup>3</sup>							
15%	W	C	SF	S	G	Ad.	%	wt%
MO	186	1122	280	777	-	49.1	20	3.5
-	111	673	168	466	400・Ds	29.4	20	3.5

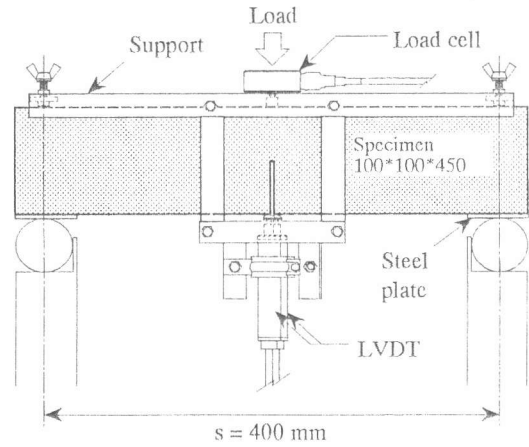


図3 切欠き梁 3点曲げ試験概要

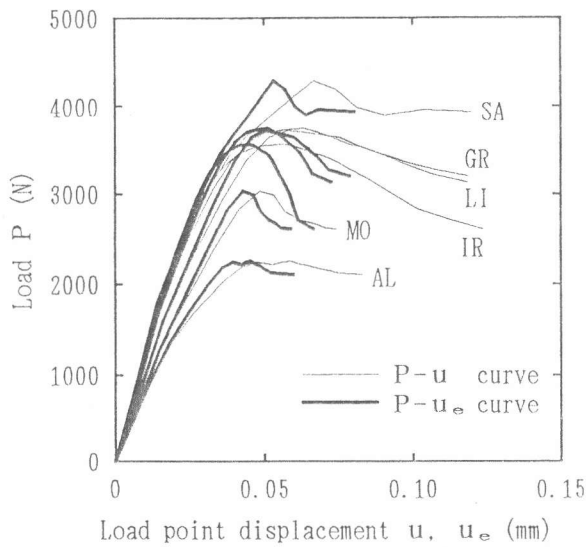


図4 荷重-荷重点変位曲線測定結果

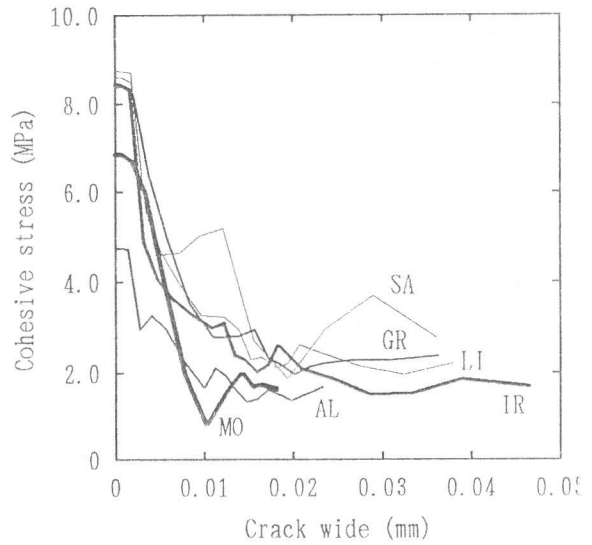


図5 多直線近似逆解析による引張軟化曲線

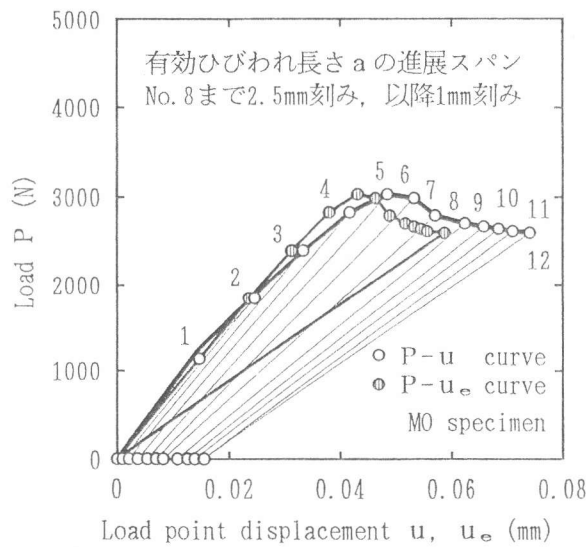


図6 引張軟化則の逆解析による除荷の推定

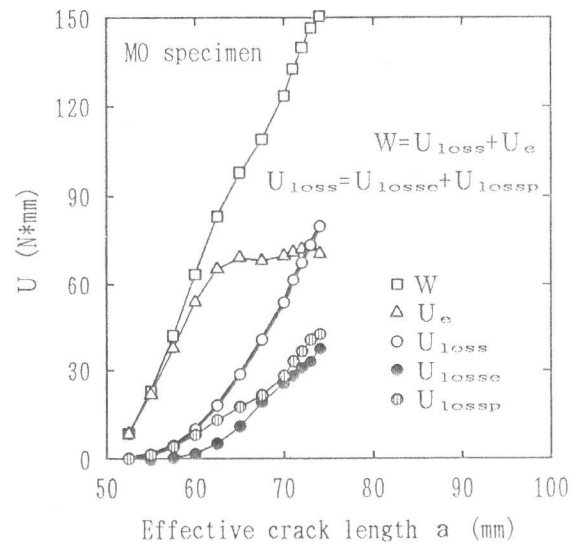


図7 ひびわれ進展に伴うエネルギー曲線

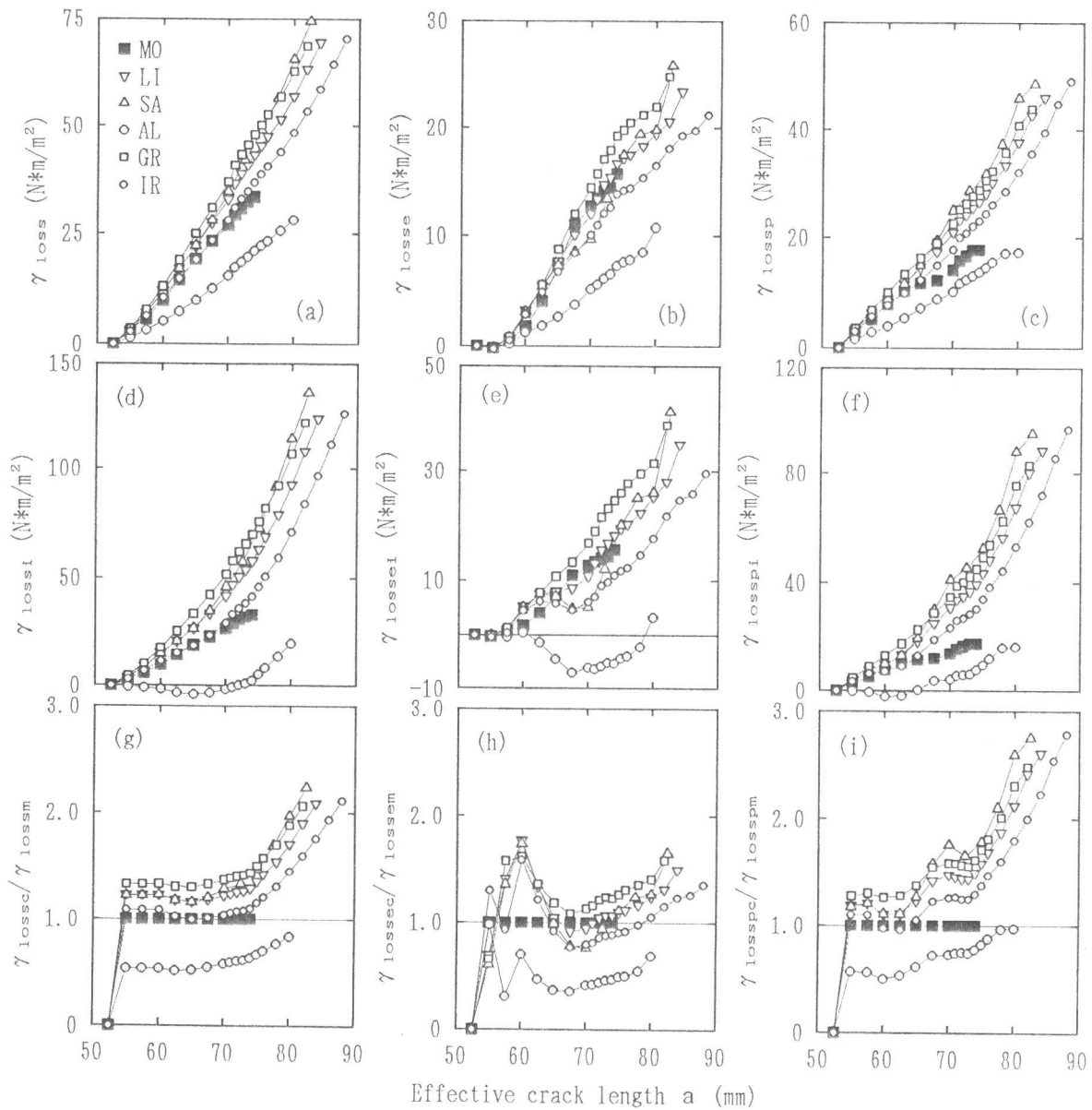


図8 ひびわれ進展に伴う破壊エネルギー  $\gamma_{loss}$  の推移

#### 4. 実験結果及び考察

図4に切欠き梁3点曲げ試験から測定されたP-u曲線の各平均値の結果を示す。すべて不安定破壊となった。各粗骨材コンクリートの圧縮強度はMO, LI, SA, AL, GR, IRの順に138, 119, 144, 69, 141, 99MPaとなり、SAとGRとの強度はほぼ等しいにも関わらずP-u曲線の挙動が異なる。また、粗骨材の存在しないMOは、破断点の変位が小さい。このことから、粗骨材の存在による骨材架橋等の複合効果が不安定破壊を抑制すると推察できる。この複合効果機構は、粗骨材種類により異なるためにSAとGRで差異を生じている。一方、図5に多直線近似逆解析に基づく引張軟化曲線の推定結果を示す。解析には平均化したP-u曲線を用いたので曲線の乱れが多少ある。また、図6にMOの除荷及びP-u<sub>c</sub>曲線の推定例を、図4中に各粗骨材コンクリートのP-u<sub>c</sub>曲線を示す。粗骨材の存在により塑性変位 $u_p$ が大きくなる傾向にある。ここで、除荷の推定に伴って図7に示すようにひびわれ進展に伴うエネルギーの変化量が求まる。このエネルギー変化曲線から不安定破壊エネルギー $\gamma_{loss}$ が求まる。

図8にひびわれ進展に伴う破壊エネルギー  $\gamma_{loss}$  の推移を示す。a～c図が  $\gamma_{loss}$  を、d～f図が  $\gamma_{lossi}$  を、g～i図が破壊エネルギー比  $\gamma_{lossc}/\gamma_{lossm}$  を示す。ここに複合材、マトリックス及び粗骨材は添字 c, m, i で表し、系の弾性変形成分と塑性変形成分は添字 e, p で表した。また、マトリックスとの差異がわかるよう各図に関連する MO 値を記載した。a図から  $\gamma_{loss}$  は、ひびわれ進展初期から SA, GR で高く、AL は MO より低い傾向にある。ここで  $\gamma_{loss}$  を弾性変形成分  $\gamma_{losse}$  と塑性変形成分  $\gamma_{lossp}$  に分離すると、b図から  $\gamma_{losse}$  は AL を除いて MO とほぼ同値となり、c図の  $\gamma_{lossp}$  では差異を生じている。d～f図の  $\gamma_{lossi}$  も同様の傾向にある。 $\gamma_{losse}$  で変化が見られないのは、マトリックスの緻密化により内部構造が均質材に近づくためと考えられ、AL で異なるのは粗骨材強度が極端に低いこと、c図から AL の  $\gamma_{lossci}$  は低く、弾性変形能が劣ること等が理由と考えられる。ここで、MO より弾性変形能が劣ることは、破壊が助長されていると推定でき、それは h図から  $\gamma_{lossec}$  が  $\gamma_{losscm}$  より小くなる時と判断できる。さらに、c, f図より AL の  $\gamma_{losspi}$  は、ひびわれ進展前半部から  $\gamma_{lossci}$  が減少する時は変化せず、後半部で  $\gamma_{lossci}$  の増加時に増加する傾向にある。そのため、塑性変形能は、弾性変形能の発現に影響を受ける。従って、粗骨材が及ぼす破壊エネルギー特性は、粗骨材種類に応じた塑性変形能に強く影響される。ただし、AL のように  $\gamma_{lossec}$  が  $\gamma_{losscm}$  より小さい場合は、粗骨材の存在が破壊を助長すると考えられ、この場合には塑性変形能が期待できず、総体が脆性的になる。粗骨材種類による塑性変形能は、i図より SA がひびわれ進展初期から最大となり、延性的な鉄成分を含む IR は破断点が最長となり不安定破壊を抑制する効果が見られる。

## 5. 結 論

140MPa級の超高強度コンクリートのモードIにおける不安定脆性破壊を、引張軟化則の多直線近似逆解析により算出される各種破壊力学パラメータにより評価するとともに、粗骨材が及ぼす影響について実験検討した結果、本研究の範囲で以下が明らかになった。

- (1) 不安定脆性破壊での破壊エネルギーを評価した結果、破壊エネルギー特性は、粗骨材種類に応じた塑性変形能に強く影響される。
- (2) 不安定破壊エネルギーの弾性変形成分が、コンクリート複合材よりもモルタルマトリックスで大きるとき、粗骨材は破壊を助長し、粗骨材の塑性変形能が期待できなくなり、コンクリート複合材は脆性的になる。
- (3) 粗骨材種類が及ぼす塑性変形能は、ひびわれ進展初期から硬質砂岩砕石が最も大きく、また、鉄鉱石砕石は、鉄成分の延び能力により不安定破壊を抑制する効果がある。

## 謝 辞

実験試料にご協力頂きました、奥多摩工業(株)、タタ(株)、住友金属工業(株)、日本マテイト工業(株)並びに山宗化学(株)各社に感謝致します。実験にご協力頂きました、スミコンクリートエンジニアリング(株)宇都宮試験所の皆様、金子和人氏(本学技官)、当時修論生の小野正樹氏(鹿島)、大学院生の菅野義人氏、当時卒論生の川島邦彦氏(北茨城市役所)並びに九岡知之氏(大豊建設)に感謝致します。

## 参考文献

- [1] 日本建築学会編：高強度コンクリートの技術の現状、日本建築学会、1991
- [2] 野村、三橋、和泉：コンクリートの引張軟化挙動と破壊エネルギー吸収機構に関する一考察、日本建築学会構造系論文集、第438号、pp.9-14、1992.8
- [3] Giaccio, G., Rocco, C. and Zerbino, R.: the Fracture Energy (GF) of High-Strength Concretes, Materials and Structures, Vol. 26, No. 161, pp.381-386, August-September, 1993
- [4] 岡村：破壊力学と材料強度講座I 線形破壊力学入門、培風館、1976
- [5] 橋高、上村、中村：コンクリートの引張軟化曲線の多直線近似解析、日本建築学会構造系論文集、第453号、pp.15-25、1993.11
- [6] 橋高、上村、中村：引張軟化曲線の多直線近似解析によるコンクリートの破壊パラメータの評価、コンクリート工学年次論文集 16、1994
- [7] 三好、吉田、白鳥：不安定延性破壊におけるJ積分の評価と安定性解析、日本機械学会論文集A編、50巻、453号、pp.904-911、1984.5
- [8] 逆井、後藤、稲垣：黒鉛材料の破壊靱性値、鋳業協会誌、Vol.94, No.1, pp.153-168、1986.1
- [9] RILEM Draft Recommendation (50FMC) : Determination of the Fracture Energy of Mortar and Concrete by Means of Three-Point Bend Tests on Notched Beams, Materials and Structures, Vol.18, No.106, pp.285-290, July-August, 1985
- [10] 中村、橋高、上村：高強度コンクリートの破壊エネルギーに及ぼす骨材マトリックスの相互作用の影響、コンクリート工学年次論文集 15-1, pp.411-416、1993